1 熔盐热管温差发电耦合传热特性研究

徐志哲[1,3]，陈兴伟[1,2,3]，戴叶[1,2,3]，邹杨[1,2,3]

1（中国科学院上海应用物理研究所 上海 201800）

2（上海科技大学 上海 201210）

摘 要

热管微型熔盐堆适用于深海堆、空间堆等特种应用。为有效验证微型熔盐堆的设计方案、关键技术及系统集成能力，本文搭建了高温热管传热实验装置，深入开展热管启动特性、热管温差发电耦合传热等方面的研究。实验中，实验装置在热态加盐启动。实验结果的分析表明，因辐射传热与自然对流的作用，700℃下熔盐等效热导率达 11.2 $W/m\cdot K$ 。建立了高温热管传热实验装置的热阻网络模型，模型热阻与实验结果误差为 44.9%，说明当前模型存在局限，但熔盐热管热阻与实验结果仅相差 19.3%，热阻网络法与实验结合的方法仍具可行性。温差发电系统传热热阻为 0.51K/W，占总热阻的 87.3%，优化温差发电传热是提高熔盐堆传热效率的关键。

关键词： 高温热管；熔盐反应堆；温差发电；传热特性

Abstract

The heat pipe micro-molten salt reactor is suitable for special applications such as deep- sea reactors and space reactors. In order to verify the design scheme, key technologies and system integration capability of the molten salt reactor, this paper builds a high-temperature heat pipe heat transfer experimental device, and carries out in-depth research on the startup characteristics of the heat pipe, and the coupled heat transfer of heat pipe temperature difference power generation. In the experiment, the experimental device was started by adding salt under hot conditions. The analysis of the experimental results shows that the equivalent thermal conductivity of the molten salt at 700° C reaches 11.2 $W/m\cdot K$ due to the effect of radiation heat transfer and natural convection. A thermal resistance network model of the heat transfer experimental device for high-temperature heat pipes was established. The thermal resistance of the model differs from the experimental results by 44.9%,

indicating that there are limitations in the current model. However, the thermal resistance of the molten salt heat pipe only differs from the experimental results by 19.3%, suggesting that the method of combining the thermal resistance network method with experiments is still feasible.The systematic thermal analysis reveals that the heat transfer resistance of the thermoelectric power generation system reaches 0.51 K/W, constituting 87.3% of the total thermal resistance. This finding underscores that optimizing thermoelectric heat transfer represents a critical pathway for enhancing the heat transfer efficiency of molten salt reactors.

Key words: High temperature heat pipe, Molten salt reactor, Thermoelectric power generation, Heat transfer characteristics

1. 引 言

近年来，全球核工业领域致力于推进多元化小型模块化反应堆（SMRs）的技术研发，其应用方向涵盖潜在的广泛商业用途[1-5]。这些新型反应堆概念呈现出多样化的技术路线，比如热管冷却反应堆[6-8]、气冷反应堆[9]以及液态金属冷却反应堆[10]等多种类型。其中，热管微型熔盐反应堆由于系统结构简化、尺寸适中，具有良好的可控性、理想的热瞬态反馈性能，且可靠性高、维护需求极低[11]等优势而备受关注。它融合了熔盐反应堆、热管技术和温差发电技术等多项创新理念，实现了高温核热的非能动传输，提升了反应堆的运行的安全性和可靠性，因此有望成为各类应用场景中颇具吸引力的选择，对科学与能源发展具有深远意义。与此同时，温差发电器（TEGs）与热管的协同组合被创新性地应用于微型反应堆的设计之中，这一应用策略主要源于二者组合所呈现出的紧凑结构与无噪音运行的显著优势。与常规的热管发电系统存在明显差异，微型反应堆往往会选用高温（500℃以上）的碱金属热管，搭配耐高温性能卓越的温差发电器，以此满足其特殊运行工况与严苛性能需求。

鉴于反应堆应用的迫切需要，在近几年的时间里，科研人员围绕该项技术积极开展了大量的实验研究与数值模拟工作。张等人[12]建立了温差发电热管反应堆实验装置，并进行了稳态实验。热管蒸发段和冷凝段之间的最小温降可达

6.4K。热电转换效率约为 8.0%。验证了这一系统在理论和实践层面的可行性，为技术的进一步发展奠定了坚实基础。然而，热管微型熔盐反应堆关于熔盐、热管与温差发电耦合传热特性的研究仍然相对匮乏，存在着较大的探索空间与研究空白。

为了有效填补这一关键领域的研究空白，本文搭建了熔盐 - 热管 - 温差发电器（TEG）系统实验装置。该装置通过外部加热方式，模拟燃料盐在实际运行中产生的核热，利用碱金属热管优异的传热性能实现热量的高效传递，并借助温差发电器将热能转化为电能，最终实现稳定的电力输出。通过理论和实验结合的方法，开展热管启动特性、热管温差发电耦合传热等方面的研究。

2. 高温热管传热实验装置高温热管传热实验装置

高温热管传热实验装置结构如图 1 所示，主要包含六个部分：（1）釜及内部结构，包含釜、热管、法兰连接，加盐接口等；（2）加热系统；（3）温差发电系统，包含发电片、冷热端座、保护气及管路，水冷机组及管路；（4）熔盐转运罐；（5）气路系统；（6）测量及控制系统，含热电偶等测量仪表、电脑及数据采集仪。热量通过钠热管传递至热电发电系统，而余热则通过冷水机散至环境。

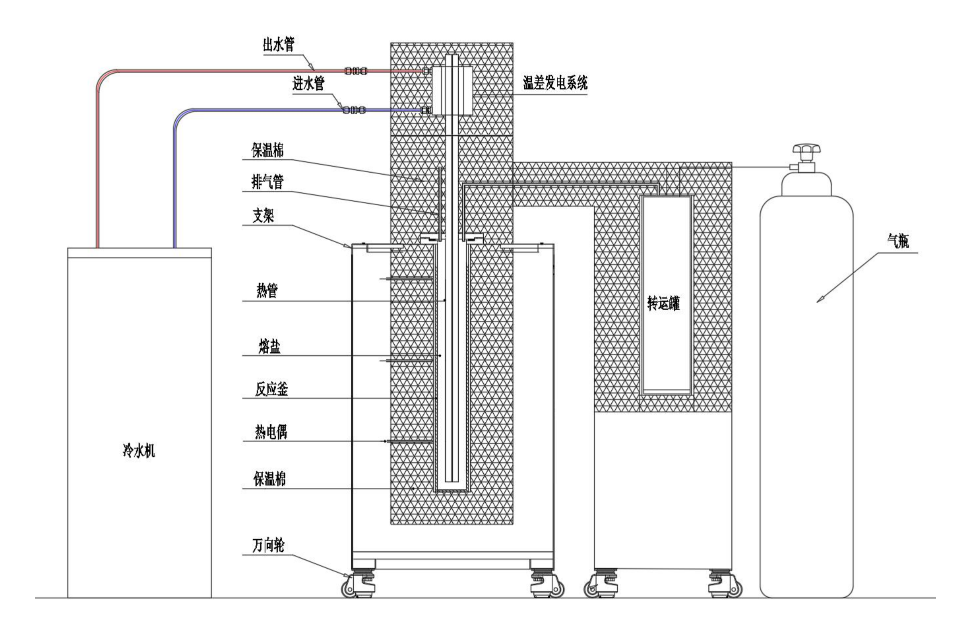


图 1 实验装置结构示意图

Figure 1 Schematic diagram of the overall structure of the experimental installation

实验装置主要用于开展熔盐-热管-温差发电耦合系统验证和传热实验，总占地空间长*宽*高约为 5m*4m*2.8m，其最大加热功率可达 10kW，熔盐釜最大加热温度可达 850℃，容器周围包裹着一层 10 厘米厚的优质硅酸铝纤维隔热层，可实现恒功率和恒温加热控制。热管以钠为工作介质，充液量 80.3±0.1g，吸液芯采用 40 目双层不锈钢丝网，外壳材料为 316L 不锈钢。热管的蒸发段和绝热段均进行了隔热处理，以尽量减少热损失。温差发电系统采用了基于铅锡碲的热电模块，该模块设计可在 500℃下连续运行，间歇性运行温度可达 600℃ 。该模块置于两个铜块之间，热铜块与热管的冷凝段接触，冷铜块设有水冷通道。两个热电模块串联并对称固定在热管两侧。冷铜块由水冷却器进行冷却。实验装置的主要参数详见表格 1。

表格 1

部件	物理设计参数
输出加热功率	0-10kW
热管长度	100cm
最大加热温度	850℃
容器材料	316L
熔盐	$30NaCl-20KCl-50MgCl_2$ mol%
加热系统	陶瓷伴热带
保温材料	氧化铝纤维 10cm
反应釜尺寸	ϕ95*5mm
加盐孔径	Φ38mm
能量转换方式	温差发电
冷却水流量	0-420L/h
发电片型号	TEG-PB-12690
发电片长宽高	80*90*4mm
发电片铜座长宽高	120*120*50mm,水孔Φ10mm

实验中所使用的盐为 $30NaCl-20KCl-50MgCl_2$，是一种三元氯盐，其物性参数如表格 2 所示。与燃料盐类似，该熔盐需要经过熔化过程，且为半透明介质。熔盐内部的热传递包括自然热传递机制和辐射热传递。

表格 2 三元氯盐物性参数

实验温度(K)	873	973	1073
熔点(K)	383	383	383
密度(g/cm^3)	1.93	1.88	1.83
粘度(cP)	1.63	1.05	0.74
比热($J/g\cdot K$)	1.41	1.49	1.57
导热系数($W\cdot m/K$)	1.03	1.03	1.03

实验中两根热管的布置和热电偶的安装位置相同：热管蒸发段布置 40cm，绝热段布置 20cm，剩余的 40cm 布置为冷凝段，在热管蒸发段一端起 0cm、10cm、20cm、30cm、40cm、50cm、60cm、70cm、80cm、90cm、97cm 处布置 K 型热电偶测量壁温，如图 2 所示。实验过程中，热管蒸发段通过加热炉进行等功率加热，绝热段被保温棉包裹，冷凝段暴露于空气当中，通过空气自然对流和热辐射散

热。本文基于该实验装置主要用于开展不同加热功率等条件下的热管启动、运行传热特性研究。

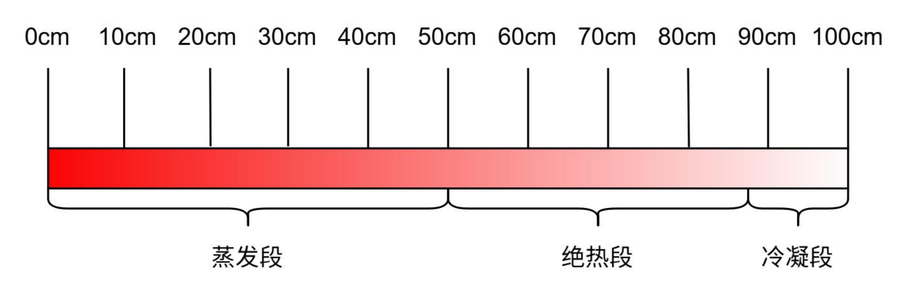


图 2 热管布置方式与热电偶测点位置

Figure 2 Heat pipe arrangement and positions of thermocouple measurement points

3.熔盐-热管-温差发电耦合系统传热特性研究

3.1 热态启动

微型熔盐堆的加盐有多种方式，最常用的方式是堆芯预热后经加盐压入燃料盐的方式实现堆芯运行。本实验拟采用转运罐向熔盐釜内压入熔融盐，系统加盐及启动过程如下：

1. 由于熔盐的高温易腐蚀，运行过程中要避免与空气和水接触，因此系统的密封性较为重要。检漏是开始实验的第一步。本实验采用分子泵机组抽真空进行保压测试。
2. 熔盐釜的加盐采用转运罐压盐方案，因此，先将 5kg 块状三元氯盐加入转运罐，同时加入镁棒净化。封闭法兰盖，缠好法兰伴热带后，打开熔盐釜进气管和转运罐尾气管路阀门，通过熔盐釜进气管持续通入氩气吹扫，以排空转运罐和熔盐釜内残留空气和水。
3. 先开启转运罐加热，为避免熔盐凝固，壁面加热温度设置为 500℃。至熔化后继续保温 12 小时，在此过程中持续通入氩气保护气氛围。
4. 熔盐熔化吹扫 12 小时后，开启熔盐釜预热，熔盐釜设置恒功率 1800W 加热，开启冷却水循环，冷却水温度设置在 25℃，冷却水流量 1L/min。

5. 至热管启动后。关闭熔盐进气管路阀门和转运罐尾气阀。根据压盐高度和阻力分析，0.01MPa 的气压即可将熔盐压入熔盐釜。调节熔盐釜尾气阀门减小釜内压力至 0.03Mpa，打开转运罐进气阀门，增大转运罐氩气压力至 0.02Mpa，熔盐被压入熔盐釜内。重复 3-4 次，确保熔盐完全转移，停止转运罐和管路伴热带加热。此后调节气路使氩气压力保持在正压 0.05-0.06Mpa。
6. 系统稳定运行后，采集温度和发电片开路电压等信号。进一步开展水冷调节和升功率等实验。

压盐过程中，由于热管稳定运行后壁温高于 500℃，导致 500℃液态熔盐压入的瞬间，可以观察到管壁温迅速下降，继而快速上升。继续二次加压压盐，管壁温继续下降然后上升。随着压盐次数增加，温度变化幅度减小。当调节进气气流时，转运罐和熔盐釜气压同时变化，说明熔盐已经转移。加盐过程持续约 10min，加盐结束后，热管运行恢复到加盐前的状态。图 4-3e 显示了熔盐釜从启动至加盐 3h 内热管蒸发段、冷凝段和冷热铜座温度变化，加盐后，由于熔盐导热和对流影响，熔盐釜内热管壁蒸发段温度分布更均匀。热管冷凝段内工质温度（85in）随加盐过程波动明显，而冷凝段管壁温度波动不明显。冷凝段整体温度上升，蒸发段和冷凝段温差减小。温差发电片热端座温度由 328℃上升到 347℃，发电功率由 6.4W 增大到 8.6W。

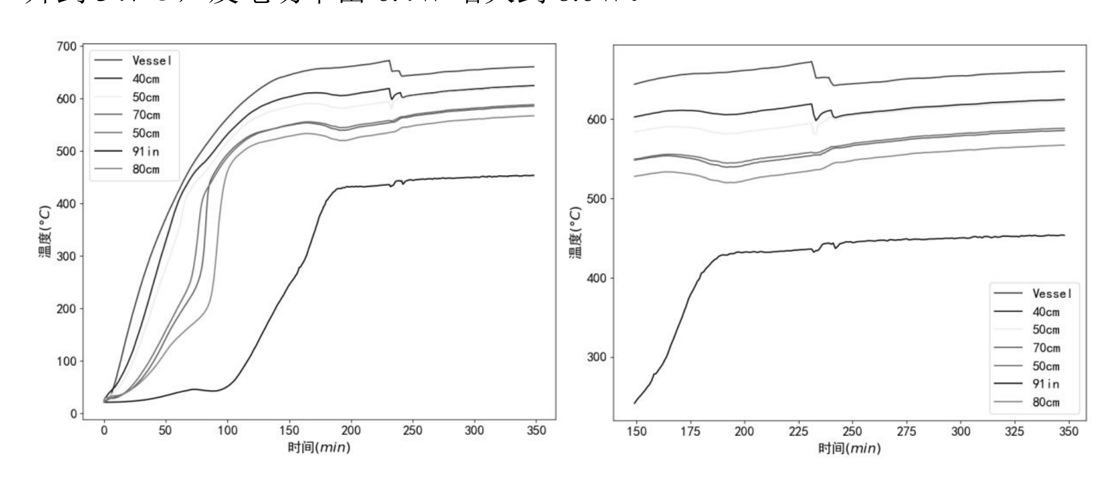


图 3 启动及加盐过程系统各位置的温度变化

Figure 3 Temperature changes at various positions in the system during startup and salt - adding processes

3.2 稳定运行分析

稳定运行时，保持加热功率 1800W 恒定，冷却水流量为 1L/min。根据加热和漏热量平衡可知加热炉的功率为水冷散热量和系统漏热量之和，表现在温度上为热管管壁保持恒温。图 4 为系统恒功率运行时系统各部分温度分布情况。可以看出热管壁温保持不变，系统进入稳态。调节变阻器的阻值，当电路的内外阻值相等时，得到最大输出功率为 9.94 W。需要说明的是，由于热管冷凝段和热端座直接接触热阻大，导致两者之间温差过大，热端座温度 347 ℃，与发电片同高度的热管冷凝段工质温度为 456 ℃，两者之间温差 109 ℃。而温差发电片在高温时热电转换效率更高，如施加高温导热胶等增强导热，可有效提高温差发电片发电效率。

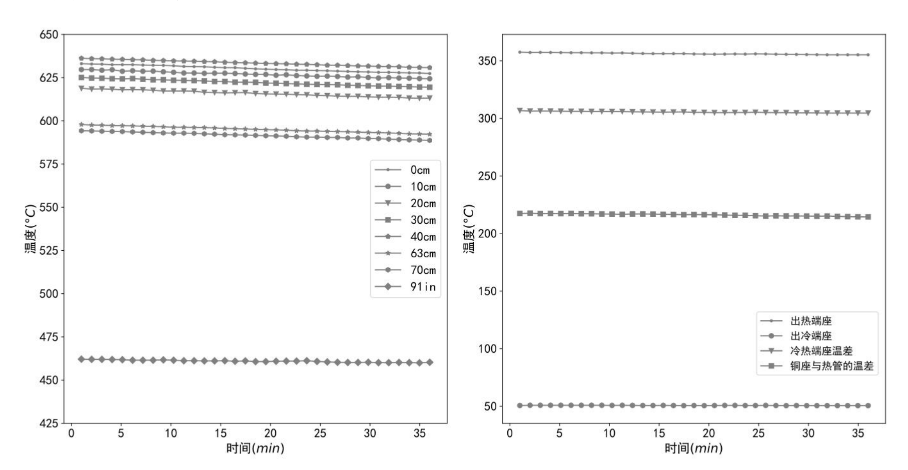


图 4 稳定运行时系统状态图；左图为热管壁及工质温度变化；

右图为发电系统温度变化

Figure 4 System state diagrams during stable operation. The left - hand diagram shows the temperature changes of the heat pipe wall and the working fluid. The right - hand diagram shows the temperature changes of the power generation system.

600~700℃温度下熔盐自身热导率 1.03 $W/(m\cdot K)$，由于热管堆中传热包含自然对流、导热和辐射等多种形式，计算较为复杂，获得等效热导率数值对于模拟计算和设计有一定参考意义。

环隙中的热量传递假设为热传导，利用多层圆筒壁传热公式获得环隙熔盐等效热导率 λ_s'。

$$Q = \frac{2\pi \lambda_s' l \Delta t}{\ln\frac{d_f}{d_t}} \quad (1)$$

式中，Δt 为热管外壁和釜内壁的温差；l 为加热段高度；λ_s' 为测得熔盐热导率；d_f 和d_t 分别为釜内径和热管外径。据此可以获得环隙熔盐等效热导率。根据系统进出口水温和流量，可得热管散热量约为1017W。基于上述公式，可初步求得熔盐等效导热系数，约为 11.2 $W/(m \cdot K)$，充分说明了非强迫循环下的熔盐对流对传热的有利影响。

3.3 加热温度对熔盐-热管传热的影响

设定熔盐釜在 640℃、670℃、700℃、730℃、760℃和 790℃下分别恒温加热 60min。随着加热温度升高，热管传输功率增大，热阻在 0.09℃/W 左右变化不大。发电片冷热端温度均随加热温度的升高而增大，发电片两侧温差增大，发电片输出功率增大，热电转换效率从 1.0%升至 1.6%，总发电功率从 9W 升至 17.6W。根据传输热量和环隙温差得到熔盐等效热导率，根据熔盐平均温度和管壁温度，得到管外熔盐对流换热系数。两者均随加热温度升高而增大，主要是因为熔盐对流换热效应和辐射换热作用。根据 Ra 关系式得到不同加热温度下的 Ra，拟合得到有限空间内熔盐-热管壁关系式 $Nu = 0.0142 * Ra^{0.45}$。

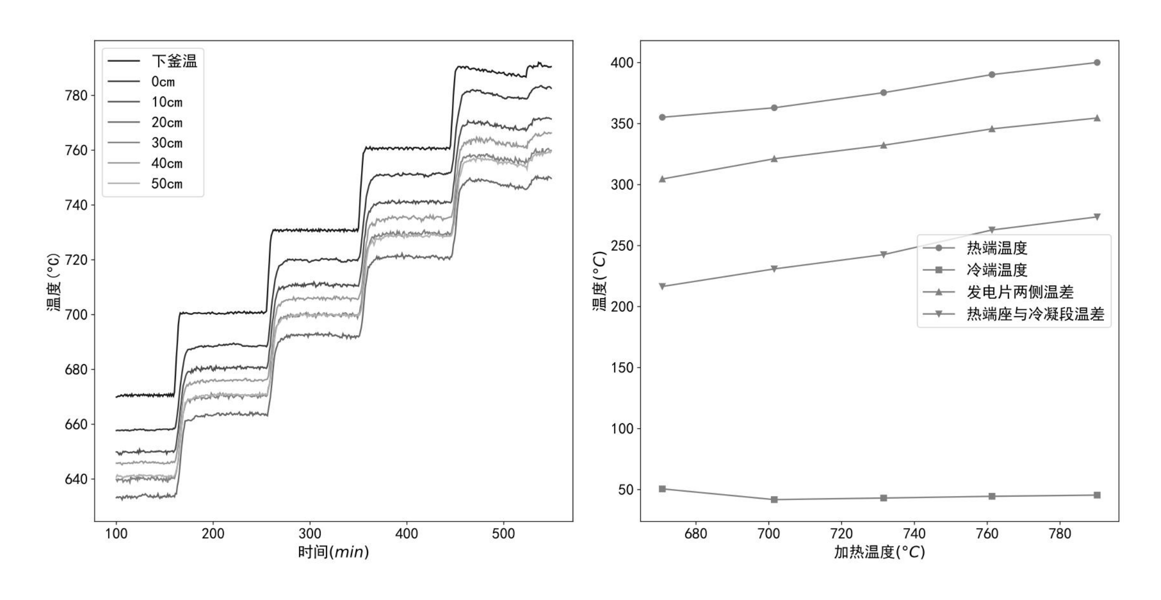


图 5 不同加热温度下各温度节点变化

Figure 5 Variations of Each Temperature Node at Different Heating Temperatures

4.热阻网络模型分析

4.1 模型建立

对于热管的稳态传热特性研究，热阻网络模型[12][13][14][15]计算等效热阻是其中常见有效的分析方法。近年来，许多研究人员利用计算流体动力学(CFD)来模拟热管的传热特性，CFD 可以实现热管的三维建模并模拟两相流、蒸发、冷凝和夹带等重要现象。但是，该方法需要消耗大量计算资源，且计算速度较慢，对于不同尺寸和类型的热管需要重新建立几何模型和划分网格，即模型的灵活性较差。针对本实验装置，本文构建了熔盐-热管-温差发电系统的热阻网络模型。该模型主要涵盖三个部分，即熔盐-热管传热热阻、热管传热热阻网络以及温差发电系统热阻。本文对网络模型中的各个热阻部分展开了详细计算，并做了相应的深入分析。

4.1.1 熔盐-热管传热热阻

熔盐与热管的传热过程主要包括熔盐与热管的热辐射传热和自然对流换热，由于这两种传热方式是同时进行的，因此总热阻可表示为

$$\frac{1}{R_{s-tp}} = \frac{1}{R_{conv}} + \frac{1}{R_{rad}} \tag{2}$$

根据对流换热的基本公式，对流热阻 R_{conv} 可由下式计算：$R_{conv} = 1/hA$，其中 h 是熔盐与热管外壁之间的对流换热系数，A 是熔盐与热管外壁的换热面积。本文实验条件下，为有限空间内竖直圆柱体自然对流换热，$G_{rD}P_{r}D/H$ 大于 10^{10}，熔盐呈现湍流状态

$$Nu = 0.13\left(\frac{G_{rD}P_{r}D}{H}\right)^{0.33} \tag{3}$$

其中 $Nu = hd/k$ 是努塞尔数，$Re = v d/\nu$ 是雷诺数，$Pr = \nu/\alpha$ 是普朗特数，D 是反应釜等效直径，v 是熔盐流速，ν 是熔盐运动粘度，α 是熔盐热扩散率，k 是熔盐导热系数，对于实验中被加热的工质流体 $n = 0.4$。通过这些关联式计算出后 Nu，即可求得 h，进而得到 R_{conv}。

根据斯蒂芬 - 玻尔兹曼定律，熔盐与热管之间的辐射换热热阻可使用以下公式计算：

$$Q_{rad} = \sigma A F_{1-2}\frac{T_1^4 - T_2^4}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1} \tag{4}$$

$$R_{rad} = \frac{T_1 - T_2}{Q_{rad}} \tag{5}$$

其中 $\sigma = 5.67 \times 10^{-8}\mathrm{W/(m^2K^4)}$是斯蒂芬-玻尔兹曼常数，$A$ 辐射换热面积，F_{1-2} 是角系数，它取决于熔盐与热管的几何形状、相对位置和取向，在本文中简化为两圆柱面的辐射换热取 1。T_1 和 T_2 分别是熔盐和热管表面的绝对温度，ε_1 和 ε_2 分别是熔盐和热管表面的发射率。本实验中使用的熔盐为半透明状，其辐射黑度 ε_1 取 0.2，热管蒸发段壁面材料为 316 不锈钢，外壁面辐射黑度 ε_2取 0.35，因此实际上的总热阻应该等于熔盐热管间热阻加反应釜壁面传热热阻，$R = R_{s-tp} + R_{wall} = 0.01965\mathrm{K/W}$.

4.1.2 热管传热热阻模型

热管的传热过程分为蒸发段、绝热段和冷凝段，基于热阻网络理论，本文建立如图 6 所示的热阻网络模型。在热管启动时，热量自蒸发段传递至冷凝段，这一过程主要借助热管管壁、吸液芯以及蒸汽腔来实现。

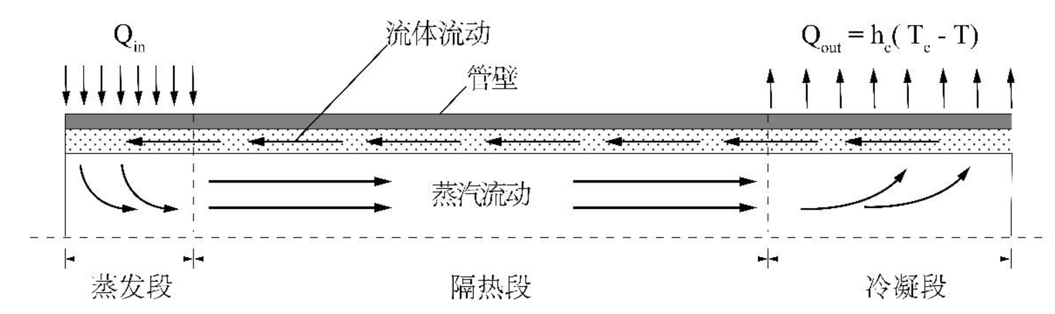


图 6 热阻网络物理模型示意图

Figure 6 Schematic diagram of the physical model of the thermal resistance network

接下来，对热量传递中各部分热阻进行详细介绍以及计算，热管传热热阻可由管壁轴向热阻、热管各部分径向热阻、吸液芯轴向热阻、吸液芯径向热阻以及工质相变界面热阻组成。由于热管蒸发段与冷凝段结构相似，因此本文以蒸发段热阻为例进行计算。从蒸发段的冷凝段的热传递靠几个同时发生和相互关联的过程：

热管蒸发段管壁径向导热热阻 R_1 为：

$$R_1 = \frac{\ln(d_0/d_1)}{2\pi\lambda_w L_1} \tag{6}$$

式中，d_0 为热管外径，d_1 为热管内径，λ_w 为热管管壁导热系数，L_1 为蒸发段长度。

热管蒸发段吸液芯径向导热热阻 R_2 为：

$$R_2 = \frac{ln(d_1/d_g)}{2\pi\lambda_e L_1} \tag{7}$$

式中，d_g 为热管内蒸汽空间直径，λ_e 为吸液芯复合导热系数。

热管蒸发段气液界面相变传热热阻 R_3 为：

$$R_3 = \frac{RT_g^2\sqrt{2\pi RT_g}}{\pi p r^2 d_g L_1} \tag{8}$$

式中，R 为蒸汽气体常数，T_g 为管内工质蒸汽温度，p 为蒸汽压力，r 为汽化潜热。

蒸汽轴向流动传热热阻 R_4 为：

$$R_4 = \frac{128 L_a \mu_g T_g}{\pi d_g^4 \rho_g^2 r} \tag{9}$$

式中，L_a 为热管总等效长度，μ_g 为蒸汽动力粘度，ρ_g 为蒸汽密度。

吸液芯的轴向导热热阻 R_5 为：

$$R_5 = \frac{4 L_a}{\pi \lambda_e^2 (d_0^2 - d_1^2)} \tag{10}$$

管壁整体轴向热阻 R_6 为：

$$R_6 = \frac{4 L_a}{\pi \lambda_w^2 (d_0^2 - d_1^2)} \tag{11}$$

热管冷凝段汽液界面相变传热热阻，计算方法类似于 R_3。热管冷凝段吸液芯的径向导热热阻,计算方法类似于 R_2。热管冷凝段管壁的径向导热热阻，计算方法类似于 R_1。代入热管参数计算得热管各部分热阻如表格 3 所示。

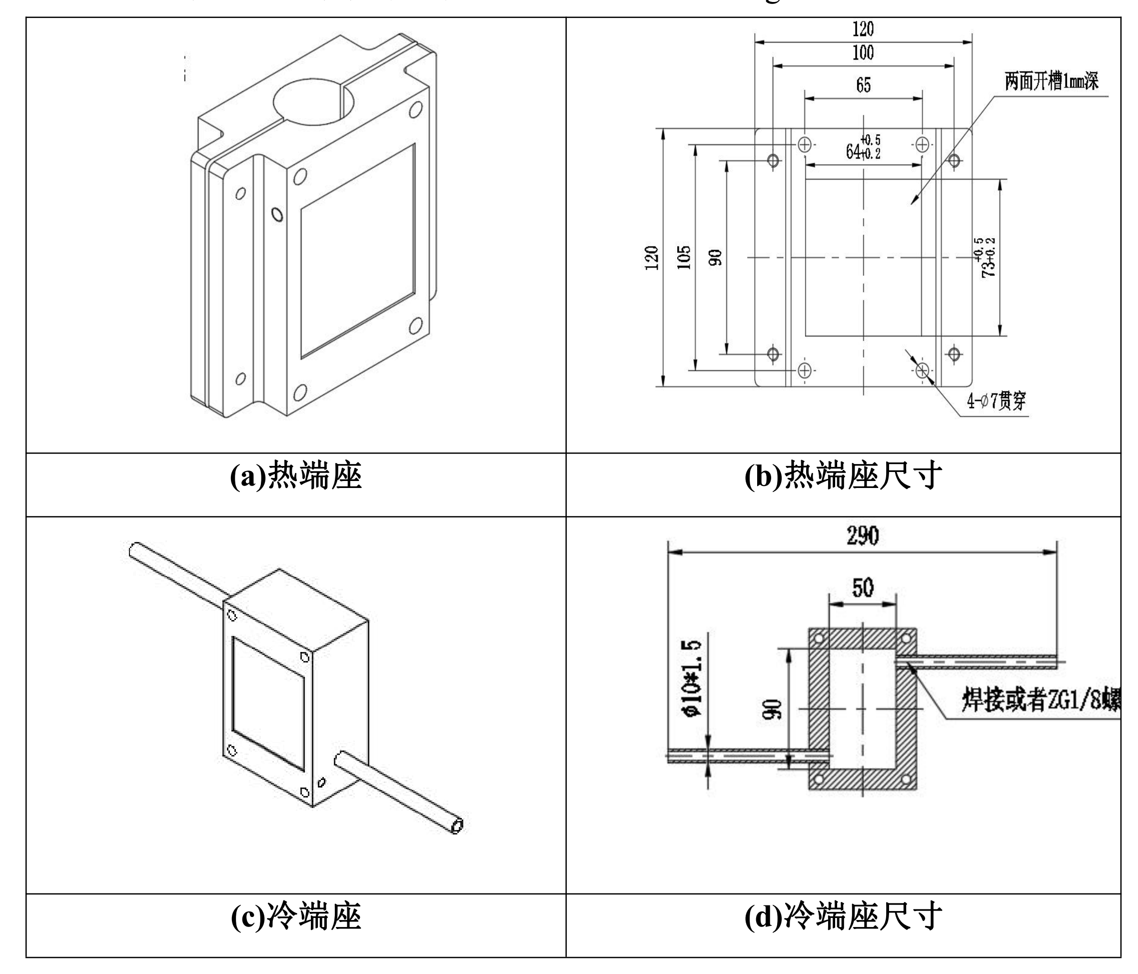
表格 3

热阻/	计算值/K/W
R_1	9.1797×10^{-3}
R_2	1.4454×10^{-3}
R_3	8.4809×10^{-9}
R_4	3.1743×10^{-4}
R_5	1.2721×10^{-8}
R_6	2.1680×10^{-3}
R_7	1.3769×10^{-2}
R_{hp}	2.6880×10^{-3}

4.1.3 温差发电系统热阻计算

温差发电系统包含对称分布于热管两侧的发电模块，铜座，保温层，水冷机和相应的管路仪表等。其结构如图 7 所示。铜座包括热端铜座和冷端铜座，

热端铜座中间弧面与热管紧密接触，左右两个铜座由法兰固定在热管上。发电片夹在冷热铜座之间，冷端铜座由铁丝缠紧固定。在温差发电片的受热和散热面可涂一定厚度的导热胶来减小接触热阻。铜座采用热导率高的紫铜，长宽均为 5cm，高 12cm，水管路直径 1cm，铜座总重约 6kg。



(a)热端座	**(b)热端座尺寸**
(c)冷端座	**(d)冷端座尺寸**

图 7 温差发电系统结构示意图

Figure 7 Schematic diagram of the thermoelectric power generation system structure

根据多层板固体导热公式可以得到温差发电系统的总热阻，其热阻由热端座热阻、冷端座热阻组成。将热端座横截面简化为矩形，其中热端座与冷凝段的接触面由圆柱面和平面组成，其各部分的热阻表达式如下：

圆柱接触面热端部分热阻取决于热端铜座在热流方向上的厚度 h_{hc} 、铜的导热系数 k_{c} 、圆柱的直径 d_{c} 以及圆柱的高度 h_{c}，表达式如下：

$$R_{\mathrm{hc}} = \frac{h_{\mathrm{hot}}}{k_{\mathrm{c}} \pi d_{\mathrm{c}} h_{c}} \tag{12}$$

同样，热端铜座非圆柱接触面部分热阻计算表达式如下：

$$R_{\mathrm{hp}} = \frac{h_{\mathrm{hot}}}{k_{\mathrm{c}}\left(lw - \pi\left(\frac{d_{\mathrm{c}}}{2}\right)^2\right)} \tag{13}$$

其可近似为长 l 、宽 w 的矩形面积减去圆柱底面面积 $\pi\left(\frac{d_{\mathrm{c}}}{2}\right)^2$ 得到，再结合热端厚度 h_{hot} 和铜的导热系数计算热阻。由此，热端铜座总热阻为 $R_{\mathrm{hot}} = R_{\mathrm{hc}} + R_{\mathrm{hp}}$。

同样，对于冷端铜座的热阻，取决于冷端铜座在热流方向上的厚度 h_{cold} 、铜的导热系数 k_{c} 以及冷端铜座平面的面积，其可近似为长 l 、宽 w 的矩形：

$$R_{\mathrm{cold}} = \frac{h_{\mathrm{cold}}}{k_{\mathrm{c}} l w} \tag{14}$$

不考虑铜端座与发电片的接触电阻，整个温差发电系统的总热阻是热端铜座总热阻与冷端铜座总热阻之和：

$$R_{\mathrm{total}} = R_{\mathrm{hot}} + R_{\mathrm{cold}} \tag{15}$$

4.2 熔盐温差发电耦合系统各部分热阻对比

在熔盐热管温差发电耦合传热特性研究中，本文通过代入相应参数计算得到了各部分热阻，并对其实验数据计算值与热阻网络模型计算值进行了对比分析，如图 8 所示。

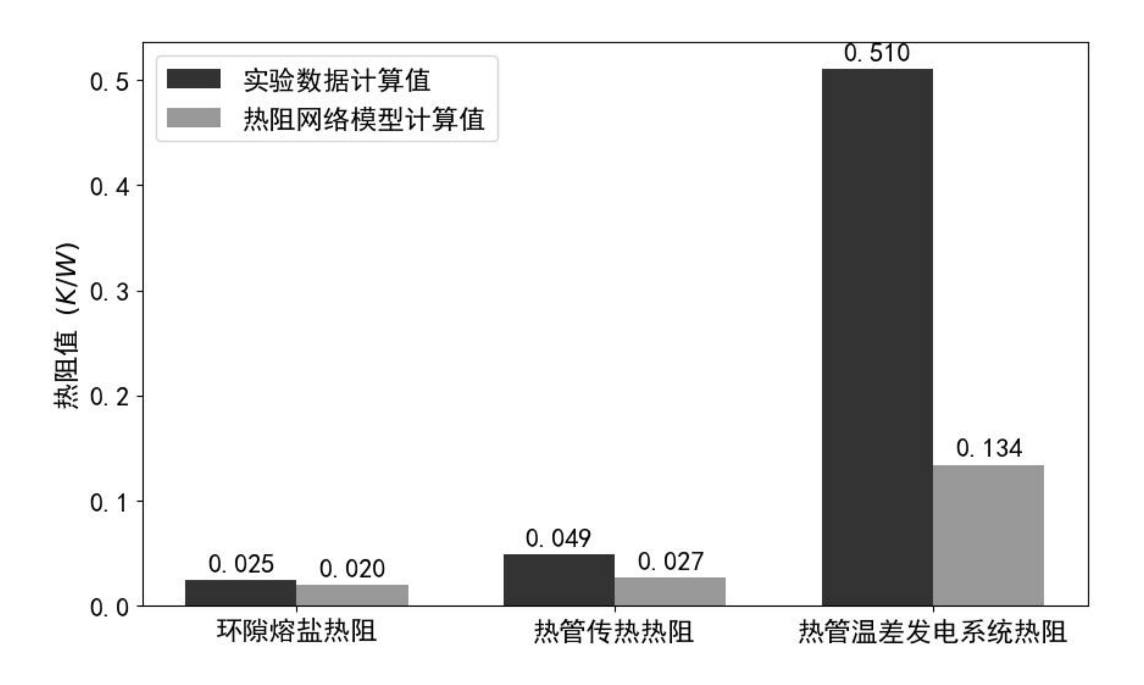


图 8 各部分热阻实验数据计算值和热阻网络模型计算值

Figure 8: Calculated values of experimental data and thermal resistance network model for the thermal resistance of each part

首先，对于环隙熔盐热阻而言，实验结果呈现出相对较小的绝对误差。经计算，在 700℃，其熔盐等效热导率为 $11.2\ W/(m\cdot K)$，远高于熔盐导热系数说明了熔盐对流对传热的有利影响。对于热管热阻部分，其热阻网络模型计算值与实验值存在 44.9% 的偏差，这可能是因为热阻网络模型在计算时对热管内部的复杂传热机制进行了简化。比如，热管内部的相变传热过程（蒸发 - 冷凝）、毛细力驱动的液体回流等现象可能没有被精确地纳入模型。此外，模型中或许还存在对一些实际存在的热阻进行忽略或合并的情况，这些因素共同作用，导致了计算值与实验值之间产生偏差。而在温差发电系统热阻方面，实验值与模型计算值之间的偏差非常明显，这主要是因为在模型计算中未考虑铜端座与发电片之间的接触电阻。同时，从绝对数值上看，温差发电系统的实验总热阻相较于其他部分热阻高出一个数量级以上，这说明温差发电系统对总热阻的影响占主导地位，对其进行相应的热阻优化和改善也是后续研究工作的重点方向。

5.结论

(1) 本研究成功搭建了高温热管传热实验装置，并深入开展热管启动特性、热管温差发电耦合传热等方面的研究，为未来微型熔盐堆发展和优化奠定了基础。在启动特性与运行稳定性上，该方案避免了熔盐熔化阶段，缩短了启动时间，提高了系统响应速度。

(2) 启动后热管壁温趋于一致并实现稳态运行，为实际应用中的稳定供能提供了坚实保障。在传热性能方面，辐射传热与自然对流共同作用使熔盐等效热导率达到 11.2 $W/m\bullet K$，超越预期的传热效果，提升了微型熔盐堆的能源转换效率，增强了其在核电领域的竞争力。热管热阻部分的模型计算值与实验值存在 44.9% 的偏差，这表明热阻网络模型在处理热管内部复杂传热机制时存

在一定局限性，如未能精确反映相变传热及液体回流等过程。而温差发电系统热阻方面，由于模型计算未纳入铜端座与发电片间的接触电阻，导致实验值与模型计算值偏差显著。现在该热阻网络模型还不能用来准确分析整个传热系统，但是可以定性的分析一个系统的传热过程，后续需要进行模型瞬态计算并经行更精确的传热实验来补充。

(3) 从绝对数值上看，温差发电系统对总热阻的贡献占主导地位，对其后续的热阻优化和改善将是未来研究工作的重点方向，对该部分热阻的深入研究将有助于提升整个熔盐 - 热管温差发电系统的性能。本文的工作，不仅为现有设计的优化提供了方向指导，助力于提升系统的热传递效率和稳定性，更在技术层面为后续研发工作夯实了基础，有助于推动微型熔盐堆技术朝着工程化、商业化方向快速迈进。

作者贡献声明: 徐志哲负责实施研究、采集数据，分析 / 解释数据；陈兴伟负责实验设计和实验研究以及对文章的知识性内容作批评性审阅；戴叶负责指导；邹杨负责获取研究经费和指导。

参考文献

[1] Yoon D, Paek S, Lee C H. Rare earth removal from pyroprocessing fuel product for preparing MSR fuel[J]. Nuclear Engineering and Technology, 2024, 56(3): 1013-1021.

[2] Fang Y H, Li X X, Yu C G, Chen J G, Cai X Z. Fuel pebble optimization for the thorium - fueled pebble bed fluoride salt - cooled high - temperature reactor (pb - tfhr)[J]. Progress in Nuclear Energy, 2018, 108: 179-187.

[3] Zhu G F, Liu S J, Zou Y. Thorium utilization with pebble mixing system in fluoride salt - cooled High Temperature Reactor[J]. Progress in Nuclear Energy, 2019, 114: 84-90.

[4] Cai X, Dai Z, Xu H. Thorium molten salt reactor nuclear energy system[J]. Physics, 2016, 45(9): 578-590.

[5] Devanney J. ThorCon: the do - able molten salt reactor executive summary[R]. Tavernier, Florida: Martingale Inc., 2015.

[6] Sterbentz J W, Werner J E, McKellar M G, Hummel A J, Kennedy J C, Wright R N, Biersdorf J M. Special Purpose Nuclear Reactor (5 MW) for Reliable Power at Remote Sites Assessment Report; INL/EXT - 16 - 40741[R]. Idaho Falls, ID, USA: Idaho National Lab., 2017.

[7] 张磊, 陈兴伟, 戴叶, 等. 一种热管熔盐堆塔式温差发电系统设计及分析[J]. 核技术, 2023, 46(7): 87-96.

Zhang Lei, Chen Xingwei, Dai Ye, et al. Design and analysis of a tower - type temperature - difference power generation system for heat - pipe molten salt reactor[J]. Nuclear Techniques, 2023, 46(7): 87-96.

[8] 胡崇举, 李斌, 余大利, 等. 基于改进集总参数法的锂热管稳态性能分析[J]. 核技术, 2024, 47(12): 131-141. Hu Chongju, Li Bin, Yu Dali, et al. Steady - state performance analysis of lithium heat pipe based on improved lumped - parameter method[J]. Nuclear Techniques, 2024, 47(12): 131-141.

[9] Allen K S, Hartford S K, Merkel G J. Feasibility Study of a Micro Modular Reactor for Military Ground Applications[J]. J. Def. Manag., 2018, 8: 172.

[10] Smith C F, Halsey W G, Brown N W, Sienicki J J, Moisseytsev A, Wade D C. SSTAR: The U.S. Lead - Cooled Fast Reactor (LFR); URL - JRNL - 235075[R]. Livermore, CA, USA: Lawrence Livermore National Laboratory, 2007.

[11] Dasari V R, Trellue H R, Arafat Y. Microreactors: A Technology Option for Accelerated Innovation; LA - UR - 20 - 22435[R]. Los Alamos, NM, USA: Los Alamos National Laboratory, 2020.

[12] Zhang, Y. , Chai, X. , Wang, C. , Tang, S. , Zhang, D. , & Tian, W. , et al. (2022). Thermal-hydraulic analysis of heat pipe reactor experimental device with thermoelectric generators. Progress in Nuclear Energy, 146, 104137.

[13] Faghri A. Heat pipe science and technology[M]. Washington: Taylor and Francis, 1995: 682-694.

[14] Zuo Z J, Faghri A. A network thermodynamic analysis of the heat pipe[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1998, 41(11): 1473-1484.

[15] 沈妍, 张红, 许辉, 等. 碱金属热管传热特性的模拟与试验分析[J]. 太阳能学报, 2016, 37(3): 644-650. Shen Yan, Zhang Hong, Xu Hui, et al.

Simulation and experimental analysis of heat transfer characteristics of alkali - metal heat pipes[J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2016, 37(3): 644-650.
[16] Saad S M I. Improved transient network model for wicked heat pipes[D]. Hamilton: McMaster Univ., 2006.